

HENRY

Hydraulic Engineering Repository

Ein Service der Bundesanstalt für Wasserbau

Conference Paper, Published Version

Stroetmann, Richard; Sieber, Lars

Zur Sprödbrechtsicherheit alter Stahlkonstruktionen

Verfügbar unter/Available at: <https://hdl.handle.net/20.500.11970/102445>

Vorgeschlagene Zitierweise/Suggested citation:

Stroetmann, Richard; Sieber, Lars (2017): Zur Sprödbrechtsicherheit alter Stahlkonstruktionen. In: Bundesanstalt für Wasserbau (Hg.): Korrosionsschutz und Tragfähigkeit bestehender Stahlwasserbauverschlüsse. Karlsruhe: Bundesanstalt für Wasserbau. S. 62-71.

Standardnutzungsbedingungen/Terms of Use:

Die Dokumente in HENRY stehen unter der Creative Commons Lizenz CC BY 4.0, sofern keine abweichenden Nutzungsbedingungen getroffen wurden. Damit ist sowohl die kommerzielle Nutzung als auch das Teilen, die Weiterbearbeitung und Speicherung erlaubt. Das Verwenden und das Bearbeiten stehen unter der Bedingung der Namensnennung. Im Einzelfall kann eine restriktivere Lizenz gelten; dann gelten abweichend von den obigen Nutzungsbedingungen die in der dort genannten Lizenz gewährten Nutzungsrechte.

Documents in HENRY are made available under the Creative Commons License CC BY 4.0, if no other license is applicable. Under CC BY 4.0 commercial use and sharing, remixing, transforming, and building upon the material of the work is permitted. In some cases a different, more restrictive license may apply; if applicable the terms of the restrictive license will be binding.



Zur Sprödbruchsicherheit alter Stahlkonstruktionen

Prof.-Dr.-Ing. Richard Stroetmann, Dr.-Ing. Lars Sieber (TU Dresden)

1. Einleitung

Zahlreiche Stahlwasserbauwerke des frühen 20. Jahrhunderts werden noch heute genutzt, obgleich sie ihre geplante Nutzungsdauer teilweise deutlich überschritten haben. Aus wirtschaftlichen, betrieblichen und manchmal auch denkmalpflegerischen Gründen besteht ein großes Interesse, die sichere Nutzung dieser Bauwerke auch weiterhin zu ermöglichen. Neben der Sicherheit von Bauteilen und Verbindungen in Bezug auf ein Festigkeits- und Stabilitätsversagen spielt die Frage der Sprödbruchsicherheit eine wesentliche Rolle.

Das Verfahren zur Wahl der Stahlsorte nach DIN EN 1993-1-10 [1] wurde für heutige Baustähle in Schweißkonstruktionen des Stahlbrückenbaus abgeleitet. Die besonderen Eigenschaften alter Flusstähle, die mit dem Thomas-, Bessemer- oder Siemens-Martin-Verfahren hergestellt wurden, fanden keinen Eingang. Dies gilt auch für die in der Regel deutlich geringere Kerbwirkung genieteter Verbindungen. Werden die Grenzwerte der Kerbschlagzähigkeit nach DIN EN 1993-1-10 dennoch zur Beurteilung alter Stahlkonstruktionen angewendet, kann es aus vorgenannten Gründen zu Fehleinschätzungen der Zähigkeitsanforderungen kommen und in unnötigen Verstärkungsmaßnahmen oder dem vorsorglichen Rückbau einer Konstruktion münden.

Die Vorgehensweise und bruchmechanischen Hintergründe zur Wahl der Stahlsorte nach EN 1993-1-10 sind in [2] ausführlich beschrieben und kommentiert (Bild 1). Ausgehend von einem blechdickenabhängigen Ausgangsfehler (semielliptischer Oberflächenriss, Bild 1a) wird unter zyklischer Beanspruchung der Bemessungswert der Risstiefe a_d ermittelt. Ausgehend von der maximalen Risstiefe am Ende des Betrachtungszeitraums wird die Rissspitzenbeanspruchung in Form des linear elastischen Spannungsintensitätsfaktors K_I im Bauteil als Bezugsgröße für die Einwirkung ermittelt. Die Erhöhung der Beanspruchung am Riss infolge ausgedehnter plastischer Zonen wird durch den Korrekturfaktor k_{R6} im „Failure-Assessment-Diagram“ (FAD) der R6-Routine erfasst (Bild 1b).

In den technischen Lieferbedingungen für Baustähle sind keine Bruchzähigkeiten K_{Jc} sondern Mindestwerte der Übergangstemperatur der Kerbschlagarbeit angegeben. Dies erfordert eine geeignete Transformation, die in zwei Schritten erfolgt. Zum einen wird die Beziehung zwischen der Bruchzähigkeit K_{Jc} und der Bauteiltemperatur über die von Wallin eingeführten „Master-Curve“ [3] hergestellt (Bild 1c). In einem zweiten Schritt wird das Verhältnis zwischen der Übergangstemperatur T_{27J} im Kerbschlagbiegeversuch und der Referenztemperatur T_{100} , bei der der Medianwert der Bruchzähigkeit $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ entspricht (auch T_0 genannt), mit der modifizierten Sanz-Korrelation [4]

bestimmt (Bild 1d). Mit dieser Vorgehensweise gelingt es, die aufwendige Bestimmung der Bruchzähigkeit K_{Jc} durch den einfachen Kerbschlagbiegeversuch zu ersetzen.

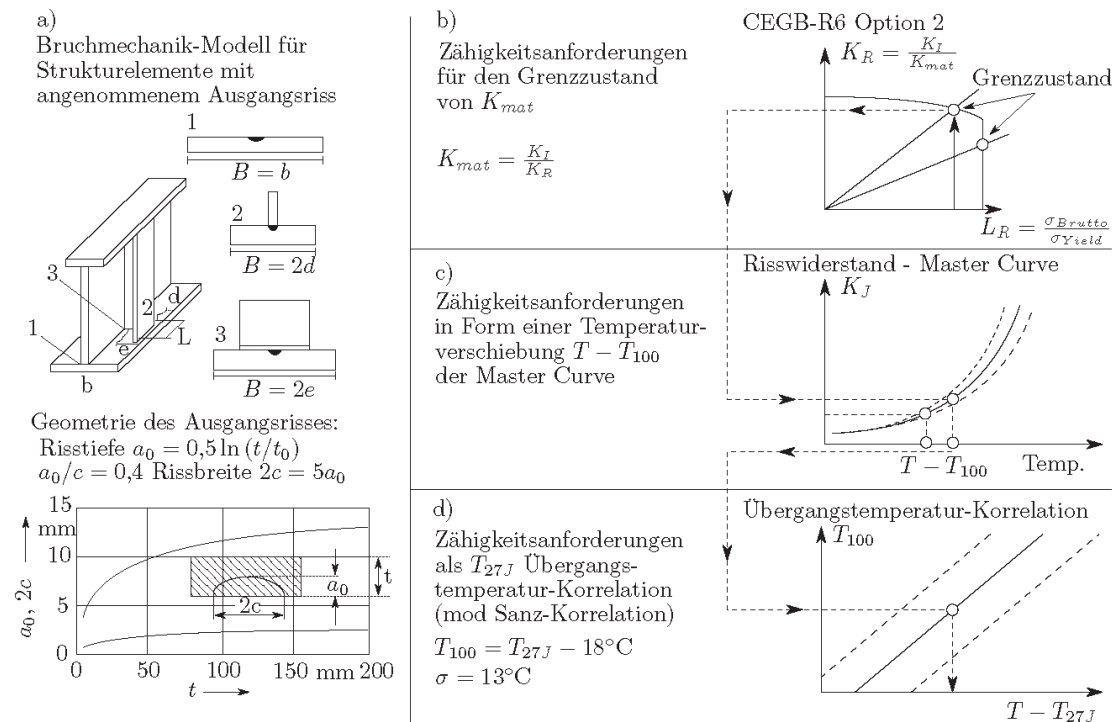


Bild 1: Bruchmechanische Grundlagen beim Sprödbrechtsicherheitsnachweis nach EN 1993-1-10 [2]

2. Bruchmechanischer Nachweis der Sprödbrechtsicherheit

2.1. Grundlagen zum bruchmechanischen Nachweiskonzept

Bei der Beurteilung der Tragsicherheit von Bauteilen und Konstruktionen ist neben dem Fließ- und Verformungsverhalten auch das Bruchverhalten der verwendeten Werkstoffe von Bedeutung. Stahlbauteile weisen in der Regel konstruktionsbedingte Kerben und ggf. herstellungs- bzw. beanspruchungsbedingte Risse auf. Mit den Methoden der Technischen Bruchmechanik ist die Quantifizierung der vorhandenen Werkstoffzähigkeit und der erforderlichen Zähigkeit von mit Rissen behafteten Bauteilen für ein Versagenskriterium möglich. Dazu gehören die Ermittlung der kritischen Belastung oder der kritischen Rissgröße, ab der sprödes Bauteilversagen zu erwarten ist.

Abhängig vom Verformungsverhalten rissbehafteter Bauteile unter quasistatischer Beanspruchung wurden verschiedene Konzepte der Bruchmechanik entwickelt. Dabei wird insbesondere zwischen der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) und der elastisch-plastischen Bruchmechanik (EPBM) unterschieden. Mit der linear-elastischen Bruchmechanik wird das Versagen eines Bauteils mit Riss als Folge eines instabilen Risswachstums beschrieben. Voraussetzung für die Anwendung ist ein weitestgehend linear-elastisches Werkstoffverhalten bis zum Bruch.

Die Beanspruchung des Bauteils im Bereich der Riss Spitze wird mit Hilfe des Spannungsintensitätsfaktors K_I beschrieben. Der zugehörige Rissöffnungsmodus I (Verformung senkrecht zur Rissfläche) hat in der Praxis die größte Bedeutung. Er tritt vorrangig bei Bauteilen mit Innen-, Oberflächen- oder Durchrissen auf, die auf Zug, Biegung oder Innendruck beansprucht werden. Er ist auch für stabförmige Bauteile mit Lochschwächungen maßgebend, wie sie in genieteten Konstruktionen vorkommen. Der Spannungsintensitätsfaktor K_I an den Spitzen eines Mittellisses der Länge $2a$ in einer unendlich ausgedehnten Scheibe unter einachsiger Zugbeanspruchung σ wird mit Gleichung (1) bestimmt.

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (1)$$

Die Anpassung von Gleichung (1) für Bauteile mit vorgegebenen Abmessungen und Beanspruchungen ist durch Ergänzung mit einem Geometriefaktor F möglich.

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F\left(\frac{a}{w}\right) \quad (2)$$

Mit dem dimensionslosen Faktor F wird die Bauteil- und Rissgeometrie wie auch die konkrete Belastung erfasst. Für eine Vielzahl von Geometrien und Beanspruchungen können diese Faktoren aus Handbüchern, wie z. B. [5], entnommen werden. Die wichtigsten drei Lösungen für die Untersuchung gelochter Konstruktionen sind in Abschnitt 2.2 angegeben.

Die Annahme des idealen linear-elastischen Werkstoffverhaltens in der LEBM gilt in der Regel nicht für metallische Werkstoffe. Die Spannungserhöhung vor der Riss Spitze führt auch bei makroskopisch sprödem Werkstoffverhalten zu irreversiblen Verformungen, d. h. zur Ausbildung einer plastischen Zone. Folglich müssen, wie im vorliegenden Fall der alten Flussstähle, die Methoden der elastisch-plastischen Bruchmechanik angewendet werden. Eine wesentliche Methode der EPBM ist das J-Integral-Konzept. Das J-Integral beschreibt den Energieumsatz an der Riss Spitze. Die Berechnung erfolgt für komplexe Bauteile oder Risskonfigurationen mit der Finite-Elemente-Methode, deren Anwendung nicht zuletzt wegen des zu berücksichtigenden nichtlinearen Werkstoffverhaltens sehr aufwendig ist. Für gebräuchliche Bauteil- und Risskonfigurationen wurde das J-Integral mit ebenen FEM-Modellen unter Ansatz elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens bestimmt und tabellarisch aufbereitet.

Zur bruchmechanischen Bauteilauslegung und dem Nachweis gegen sprödes Bauteilversagen existieren in relevanten Regelwerken, wie z. B. der FKM-Richtlinie [6] oder der SINTAP-Richtlinie [7], sehr ähnliche Verfahren. Beiden Methoden gemein ist, dass die Riss Spitzenbeanspruchung im Bauteil mit Hilfe des Spannungsintensitätsfaktors quantifiziert wird. Dieses Vorgehen hat den Vorteil, dass die aus der einschlägigen Fachliteratur bekannten, linear-elastischen K-Faktor-Lösungen auch für die elastisch-plastische Analyse von Baustahl verwendet werden können. Die Riss Spitzenbeanspruchung wird auf die bei elastisch-plastischem Werkstoffverhalten vorliegende Größe erhöht. Beim Nachweis mit dem Failure Assessment Diagramm (Bild 2) wird der Einfluss dadurch berücksichtigt, dass die Grenzkurve $f(L_r)$ für sprödes Werkstoffversagen mit zunehmender Ligamentplastizierung L_r abfällt (Gl. (3)).

$$f(L_r) = [1 + 0,5 \cdot L_r^2]^{-1/2} \quad \text{für } 0 \leq L_r = F/F_Y \leq 1 \quad (3)$$

Die Größe F_Y in Gl. (3) entspricht der plastischen Grenzlast des Restquerschnittes. Neben der Überschreitung der Bruchzähigkeit des Werkstoffs und dem Versagen durch instabiles Risswachstum berücksichtigt das Failure Assessment Diagramm (FAD) auch die Beanspruchbarkeit des Bauteils bei plastischem Kollaps, d. h. bei Plastizieren des Ligaments.

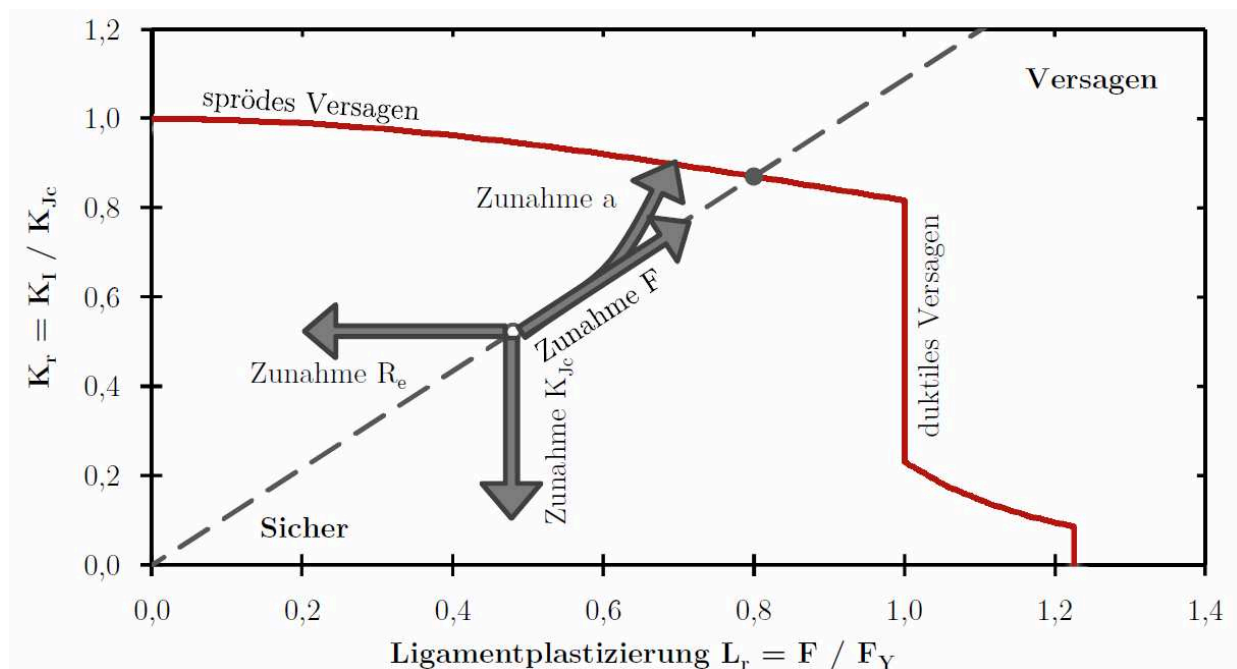


Bild 2: Bruchsicherheitsbewertung im Failure Assessment Diagramm [12]

2.2. Spannungsintensitätsfaktoren gelochter Bauteile

Mit den Untersuchungen in [8] und den weiterführenden Arbeiten [9] bis [11] wurden wesentliche Grundlagen zur Bewertung der Restnutzungsdauer und Sprödbrechtsicherheit genieteter Eisenbahnbrücken aus Flusstählen auf bruchmechanischer Basis erarbeitet. Dabei führten die Autoren alle wesentlichen Konstruktionsdetails vereinfachend auf die bruchmechanischen Rissmodelle CCT (center cracked tension), DECT (double edge cracked tension) und SECT (single edge cracked tension) zurück (Bild 3). Die zugehörigen Geometriefaktoren sind mit den Gleichungen 4 bis 6 angegeben. Auf der Grundlage numerischer Vergleichsrechnungen wurden für Bauteile mit abweichender Geometrie, z. B. Winkelprofile mit asymmetrischen Nietlöchern in einem Schenkel, äquivalente Modellbreiten W bestimmt, sodass mit den genannten Modellen die Risspitzenbeanspruchung konservativ abgeschätzt werden konnte.

Alle drei Modelle beschreiben die Spitzenbeanspruchung an Rissen, die in genieteten Konstruktionen üblicherweise von den Nietlochrändern ausgehen, berücksichtigen aber die Kerbwirkung durch die Löcher selbst nicht. Während der Einfluss der Löcher in den kräftigen Querschnitten genieteter Stahlbrückenkonstruktionen relativ gering ist, darf er bei der Bewertung schlanker Bauteile

nicht vernachlässigt werden. Hier entspricht der Nietlochdurchmesser oft bis zu einem Drittel der Profilbreite. Durch die Vernachlässigung der Kerbwirkung der Löcher wird die Rissspitzenbeanspruchung am symmetrischen Innenriss mit dem Modell CCT um bis zu 15 % unterschätzt. Aus diesem Grund wurden zahlreiche weitere Lösungen für gelochte Bauteile und Anschlüsse in [12] zusammengestellt.

$$F_{\text{CCT}} = \left[1 - 0,025 \cdot \left(\frac{2a}{W} \right) + 0,06 \cdot \left(\frac{2a}{W} \right)^2 \right] \cdot \sqrt{\sec \left(\frac{\pi a}{W} \right)} \quad (4)$$

$$F_{\text{DECT}} = \frac{1,122 - 0,561 \cdot \left(\frac{2a}{W} \right) - 0,205 \cdot \left(\frac{2a}{W} \right)^2 + 0,471 \cdot \left(\frac{2a}{W} \right)^3 - 0,19 \cdot \left(\frac{2a}{W} \right)^4}{\sqrt{1 - \left(\frac{2a}{W} \right)}} \quad (5)$$

$$F_{\text{SECT}} = \left[\frac{0,752 + 2,02 \cdot \left(\frac{a}{W} \right) + 0,37 \cdot \left(1 - \sin \left(\frac{\pi a}{2W} \right) \right)^3}{\cos \left(\frac{\pi a}{2W} \right)} \right] \cdot \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \cdot \tan \left(\frac{\pi a}{2W} \right)} \quad (6)$$

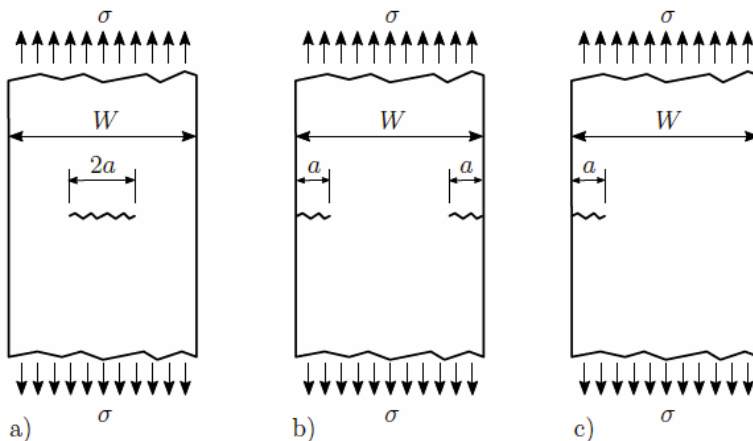


Bild 3: Risspositionen zur Untersuchung genieteter Bauteile, a) Blech mit Mittenriss (CCT), b) Blech mit symmetrischem Randriss (DECT), c) Blech mit einseitigem Randriss (SECT) [12]

2.3. Annahme eines rissartigen Fehlers in alten Stahlkonstruktionen

Bei der Bewertung der Sprödbbruchgefahr mit Hilfe bruchmechanischer Methoden spielt neben der Bauteilgeometrie die angenommene Lage und Länge einer rissähnlichen Schädigung eine entscheidende Rolle. In den Zonen maximaler Kerbspannungen an Nietlochrändern oder Bauteilkannten können unter zyklischer Beanspruchung oder hoher Auslastung Anrisse entstehen. Diese werden üblicherweise als seitlicher Durchriss über die gesamte Bauteildicke mit gerader Rissfront angenommen. Die Größe des angenommenen Risses orientiert sich gewöhnlich an dem Ziel, diesen Riss bei einer handnahen Bauwerksprüfung finden zu können bzw. ihn gerade noch zu übersehen. Die Nachweisgrenzen der in der Praxis eingesetzten ZfP-Verfahren wurden in [13] systematisch untersucht (Tabelle 1). Generell sinkt die detektierbare Rissgröße mit steigendem Aufwand des Verfahrens. Unter der Annahme einer meist handnahen Sichtprüfung des Tragwerks sollte in der bruchmechanischen Berechnung eine sichtbare Risslänge von mindestens 4 mm angenommen werden. Am Rand eines Nietloches ist diese Risslänge zusätzlich um den Überstand des Nietkop-

fes zu verlängern, da Niete bei einer Rissprüfung üblicherweise nicht entfernt werden. Dieses Vorgehen deckt sich mit den Regelungen in Richtlinie 805, in der für den bruchmechanischen Nachweis genieteter Brückenbauteile ein 5 mm über die Größe des Nietkopfes hinaus angewachsener Anriss anzunehmen ist.

ZfP-Methode	Kleinste detektierbare Rissgröße [mm]			Zuverlässigkeit
	Bauteil mit Anstrich Risstiefe	Rissbreite	ohne Anstrich ¹⁾ Rissbreite	
Sichtprüfung	-	4	8	Relativ gering; große Streuungen
Wirbelstrom	1	5	5	Unzuverlässig
Ultraschall	2,5	5	6	± 1mm; überschätzt meist die tatsächlich Rissgröße
Magnetpulver	0,5	4	2	± 1mm; zuverlässig
Farbeindringprüfung	2,5	4	8	Relativ zuverlässig; unterschätzt bisweilen die tatsächliche Rissgröße

1) ohne Anstrich bedeutet, dass die Prüfungen nach dem Entfernen des Anstriches durchgeführt wurden

Tabelle 1: Kleinste detektierbare Rissgröße für verschiedene Prüfmethode nach [13]

2.4. Bruchzähigkeit alter Flusstähle

Bereits aus früheren bruchmechanischen Werkstoffuntersuchungen (z. B. [8], [10]) ist bekannt, dass alte Flusstähle auch bei tiefen Temperaturen (in Deutschland für Außenbauteile üblicherweise mit -30 °C angenommen) durchaus noch ausreichende Zähigkeit besitzen können, um einem spröden Bauteilversagen zu widerstehen. Dennoch ist die Bewertung der Sprödbbruchgefährdung durch bruchmechanische Nachweise in der Praxis wenig verbreitet und war bisher auf ausgewählte Bauwerke, insbesondere zyklisch beanspruchte Stahlbrücken, beschränkt. Dies ist vor allem auf die aufwendige experimentelle Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffzähigkeit zurückzuführen.

Um Grundlagen für eine sachgerechte Beurteilung der Sprödbbruchneigung auf bruchmechanischer Basis zu erarbeiten, wurden im Rahmen verschiedener Forschungsarbeiten am Institut für Stahl- und Holzbau der TU Dresden experimentelle, analytische und numerische Untersuchungen zum Sprödbbruchverhalten gelochter Konstruktionen aus altem Flussstahl durchgeführt (siehe z. B. [12], [15]). Wesentlicher Bestandteil waren dabei umfangreiche Werkstoffanalysen an Bauteilen aus bestehenden Stahltragwerken der Baujahre 1904 bis 1930 zur Bestimmung von Mindestwerten der Bruchzähigkeit von Flussstahl. Es wurden Werkstoffproben aus unterschiedlichen Bauwerken, verschiedenen Querschnittstypen und allen typischen Stahlherstellungsverfahren untersucht.

Das Bruchverhalten von Baustählen entspricht einem temperaturabhängigen Übergang der Werkstoffzähigkeit vom duktilen („Hochlage“) zum spröden Zustand („Tieflage“). Der Übergangsbereich ist durch deutlich größere Streuungen gekennzeichnet als der Hoch- und der Tieflagenbereich. Die bruchmechanische Zähigkeit ferritischer Stähle im unteren Übergangsbereich wird üblicherweise mit der von *Wallin* entwickelten Master-Curve beschrieben. Es wurde daher die Bruchzähigkeit K_{Jc} der untersuchten Flusstähle in Bruchmechanikversuchen nach ASTM E1820 ermittelt und anschließend die Referenztemperatur T_0 nach dem Master-Curve-Konzept (ASTM E1921 [16]) bestimmt. Angesichts der Inhomogenität der verschiedenen Werkstoffproben erfolgte unter Einbeziehung aller ermittelten Bruchzähigkeiten eine Auswertung nach dem multimodalen Master-Curve-Konzept [17] (Bild 4). Diese ergab eine Referenztemperatur T_0 von -30 °C . Darauf aufbauend wurde der charakteristische Wert der Bruchzähigkeit (bei 5% Bruchwahrscheinlichkeit) in Abhängigkeit von der Einsatztemperatur mit Gleichung (7) definiert.

$$K_{Jc-T,5\%}^{MM} = 25,9 + 29,7 \cdot \exp(0,0186 \cdot (T + 30)) \quad (7)$$

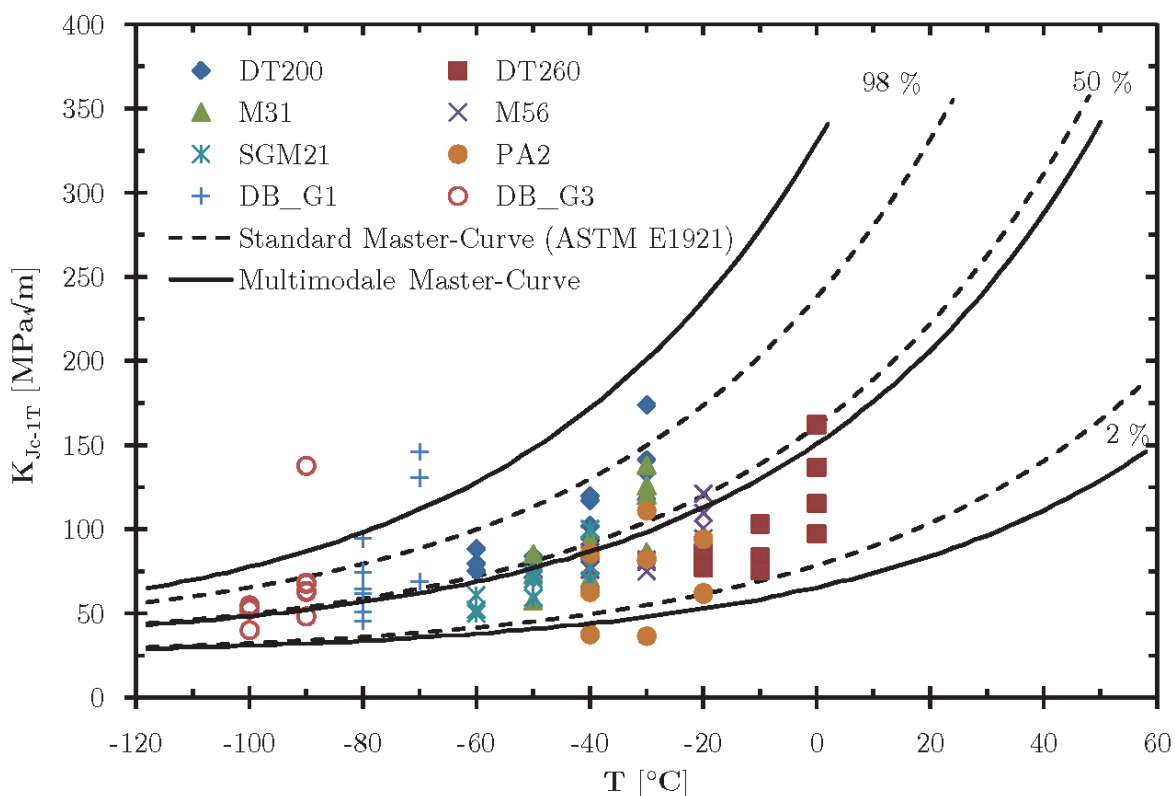


Bild 4: Bruchzähigkeit aller untersuchten Flusstähle nach ASTM E1921 und dem multimodalen Verfahren [12]

Eine Differenzierung der Bruchzähigkeiten alter Flusstähle, z. B. zwischen den tendenziell stärker verunreinigten Konverterstählen (überwiegend Thomasstahl) und den reineren Siemens-Martin-Stählen war aus den in Bild 4 dargestellten Untersuchungsergebnissen nicht sicher ableitbar. Deshalb wurden ergänzende Werkstoffuntersuchungen an Proben aus Siemens-Martin-Stählen der 1930er Jahre durchgeführt, in denen signifikant höhere Bruchzähigkeiten ermittelt wurden. Die

Auswertungen nach dem Master-Curve-Konzept bestätigten die Einschätzung, dass in Abhängigkeit des Herstellungsverfahrens unterschiedliche Werkstoffgüten definiert werden können. Für die analysierten Siemens-Martin-Stähle wurde eine um ca. 15 °C tiefere Referenztemperatur T_0 gegenüber den Flusstählen in Bild 4 ermittelt.

Da zur Beurteilung der Sprödbrechtsicherheit die Bestimmung der Bruchzähigkeit manchmal nicht möglich ist oder wegen des Aufwandes vermieden werden soll, wurden bereits zahlreiche Forschungsarbeiten mit dem Ziel durchgeführt, Korrelationen zu anderen Werkstoffeigenschaften abzuleiten. Die im Stahlbau häufig verwendete Beziehung zwischen Kerbschlagarbeit und Bruchzähigkeit ist die in [4] angegebene Korrelation der Übergangstemperaturen T_{27J} und T_0 , die in einer modifizierten Form Bestandteil der Stahlsortenwahl nach DIN EN 1993-1-10 [1] ist (modifizierte Sanz-Korrelation, siehe Abs. 1). Vergleicht man die Zähigkeiten der analysierten Flusstähle mit denjenigen heutiger Baustähle (Bild 5), ist deutlich zu erkennen, dass die Korrelationsbeziehung

$$T_0 = T_{27J} - 18 \text{ °C} \quad (\pm 2 \cdot \sigma) \quad \text{mit } \sigma = 13 \text{ °C} \quad (8)$$

für alte Baustähle nicht zutrifft. Bei vergleichbaren Referenztemperaturen T_0 der Bruchzähigkeit liegt der Übergangsbereich im Kerbschlagbiegeversuch für alte Flusstähle bei deutlich höheren Temperaturen. Dies gilt insbesondere für die unberuhigt vergossenen Stähle. Für die untersuchten Flusstähle ergibt sich gegenüber Gl. (8) eine mittlere Verschiebung der Übergangstemperaturen von etwa 56 °C bei einer Standardabweichung von rund 19 °C.

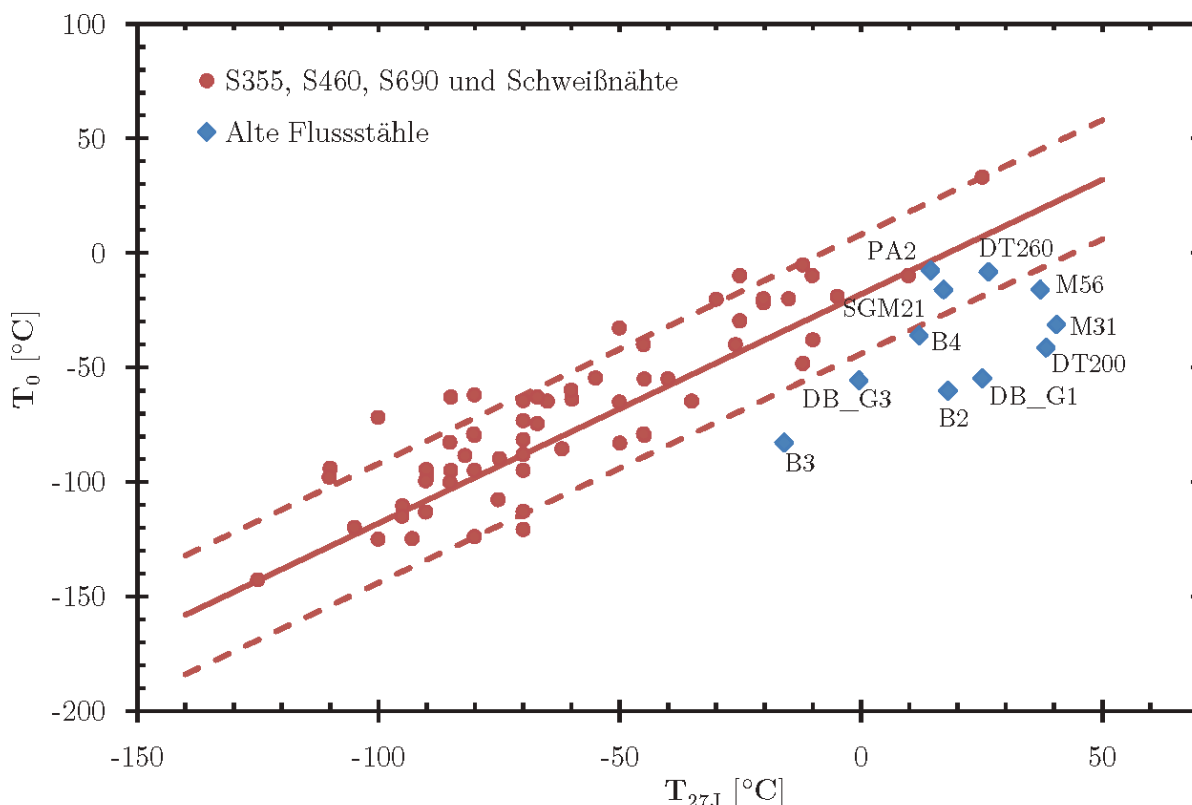


Bild 5: Zähigkeiten untersuchter Flusstähle und heutiger Baustähle im Vergleich zur modifizierten SANZ-Korrelation [12]

Literatur

- [1] DIN EN 1993-1-10: Stahlsortenauswahl im Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung. Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2010.
- [2] Sedlacek, G., Feldmann, M., Kühn, B., Tschickardt, D., Höhler, S., Müller, C., Hensen, W., Stranghöner, N., Dahl, W., Langenberg, P., Münstermann, S., Brozetti, J., Raoul, J., Pope, R., Bijlaard, F.: Commentary and Worked Examples to EN 1993-1-10 "Material toughness and through thickness properties" and other toughness oriented rules in EN 1993. Background documents in support to the implementation, harmonization and further development of the Eurocodes. Joint Report Prepared under the JRC – ECCS cooperation agreement for the evolution of Eurocode 2008.
- [3] Wallin, K.: The Scatter in KIC-Results. Engineering Fracture Mechanics 19 (1984), S. 1085–1093.
- [4] Sanz, G.: Essai de mise au point d'une méthode quantitative de choix des qualités d'aciers vis-à-vis du risque de rupture fragile. Revue de Métallurgie (1980), S. 621–642.
- [5] Murakami, Y.: Stress intensity factors handbook. Volume 1+2. Oxford: Pergamon Press 1990.
- [6] Berger, C., Blauel, J. G., Hodulak, L., Pyttel, B., Varfolomeyev, I., Gerdes, C. P.: Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. FKM-Richtlinie. Frankfurt (Main): VDMA-Verlag 2006.
- [7] Bannister, A. C., Webster, S. E.: SINTAP Procedure - Final Version: FITNET - European Fitness-for-Service Network 1999.
- [8] Hensen, W.: Grundlagen für die Beurteilung der Weiterverwendung alter Stahlbrücken. Dissertation: RWTH Aachen 1992.
- [9] Geißler, K.: Beitrag zur probabilistischen Berechnung der Restnutzungsdauer stählerner Brücken. Dissertation. TU Dresden: Institut für Tragwerke und Baustoffe 1995.
- [10] Langenberg, P.: Bruchmechanische Sicherheitsanalyse anrissgefährdeter Bauteile im Stahlbau. Dissertation. RWTH Aachen: Shaker Verlag 1996.
- [11] Stötzel, G.: Verfahren zur Beurteilung der Sicherheit bei Weiterverwendung alter Stahlbrücken. Dissertation. RWTH Aachen: Shaker Verlag 1998.
- [12] Sieber, L.: Beurteilung der Spröbruchgefährdung gelochter Stahltragwerke aus Flusstahl. Dissertation am Institut für Stahl- und Holzbau der TU Dresden, 2017.
- [13] Miki, C., Fukazawa, M., Katoh, M., Ohune, H.: Feasibility study on non-destructive methods for fatigue crack detection in steel bridge members. IIS/IIW-990-88, Welding in the World No. 9/10. Vol. 27, Pergamon Press plc, Printed in Great Britain. 1989, S. 248-266.
- [14] Richtlinie 805 der DB AG, Modul 0201, Anhang 7: Tragsicherheit bestehender Eisenbahnbrücken, Betriebszeitintervallnachweis für stählerne Eisenbahnbrücken, 1999

- [15] *Stroetmann, R., Sieber, L., Viehrig, H.-W., Houska, M., Vetter, B., Schubert, V.:* Beurteilung der Spröbruchgefährdung gelochter Stahltragwerke - Weiterentwicklung der Analysemethoden. Forschungsinitiative Zukunft Bau, Aktenzeichen: II 3- F20-12-1-054. Stuttgart: Fraunhofer-IRB-Verlag 2015.
- [16] ASTM E1921: Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range. United States (2013).
- [17] *Wallin, K., Nevasmaa, P., Laukkanen, A., Planman, T.:* Master Curve analysis of inhomogeneous ferritic steels. Engineering Fracture Mechanics 71 (2004), S. 2329–2346.